

Las redes verticales de seguridad en la construcción de edificios. II

The vertical safety nets in building-construction. II

Enrique G. Segovia^(*), Ramón Irles^(*), Antonio González^(*), Antonio Maciá^(*), Juan C. Pomares^(*)

RESUMEN

En la primera parte de este artículo (2) se analizó el funcionamiento del sistema español de redes verticales de seguridad a la luz de algunos ensayos previos y de un modelo matemático simplificado, que permitieron apreciar algunos defectos de diseño y establecer su corrección provisional.

De las conclusiones iniciales sobre el diseño de estos dispositivos recogidas en la primera parte se dedujeron los pasos siguientes que deberían darse y que son recogidos en el presente artículo:

1ª) La realización de ensayos experimentales con instrumentación de estos dispositivos de seguridad, para confirmar y precisar las conclusiones del modelo simplificado propuesto entonces y para calibración de un modelo matemático más sofisticado.

2ª) El desarrollo de un modelo numérico que incorporase los aspectos más importantes del comportamiento del sistema y fuese capaz de convertirse en herramienta de diseño.

Todo esto permitirá realizar un diseño seguro y ajustado para el sistema de redes verticales y, seguramente, para otros sistemas de seguridad.

SUMMARY

The first part of this paper (2) analyzed the behaviour of the spanish vertical safety net system, in view of the results of some previous experiments and predictions of a simplified mathematical model.

From the first provisional conclusions there included, the subsequent research lines were suggested, whose results are included in this part:

1st.) The execution of experimental tests with instrumented safety devices to confirm and to precise the preliminar conclusions, and to calibrate a more complex mathematical model.

2nd.) The development of a numerical model able to implement the most important features of this safety system behaviour, and to come up a design tool.

These conclusions will allow to perform a safe and adjusted design for this vertical safety net system, and probably for other similar ones.

750-16

Palabras clave: redes verticales, sistemas de seguridad, modelo simplificado, modelo matemático.

Keywords: vertical safety, net system, simplified model, mathematical model.

^(*)Dpto. de Ingeniería de la Construcción, O.O.P.P. e I.U. Universidad de Alicante
Persona de contacto/Corresponding author: Ramón Irles

1. INTRODUCCIÓN

Para la prevención de caídas al vacío con riesgo de heridas graves o muerte durante la construcción de edificios, en los distintos países se desarrollaron durante la 2ª mitad del s XX diversos sistemas de redes de seguridad.

En el sistema de redes verticales, genuino y prácticamente exclusivo de España, se han registrado, al igual que en el resto de sistemas, varios accidentes graves y mortales que han conducido a mejoras en ellos (1).

En la primera parte de este artículo (2) se recogieron los antecedentes del tema tratado, se describieron las redes de seguridad analizadas: verticales tipo V (3), se describió un modelo matemático simplificado, se analizaron los efectos del diseño plástico sobre el factor de impacto y se extrajeron conclusiones iniciales sobre el diseño de estos dispositivos, de las que se dedujo que era necesario realizar ensayos experimentales instrumentados para confirmar y precisar las conclusiones del modelo simplificado; además, también se dedujo que era muy conveniente desarrollar un modelo matemático, calibrado con dichos ensayos experimentales, que recogiese de forma más fiel que el simplificado el comportamiento del sistema, y que sirviese como base para los criterios de diseño de estos dispositivos.

Esta segunda parte expone dichos resultados experimentales y las conclusiones de un modelo numérico calibrado del funcionamiento de estos dispositivos (figura 1).

2. ENSAYOS EXPERIMENTALES

2.1. Instrumentación

La instrumentación se ha centrado en los soportes metálicos del dispositivo de seguridad, su parte menos estudiada hasta la fecha. Dicha instrumentación ha consistido, principalmente, en la instalación de bandas extensométricas de resistencia en los elementos citados. El equipo de medida utilizado es un sistema de adquisición de datos con cuatro cajas de dieciséis canales de extensometría estática o dinámica de fabricación nacional; también se preparó una regla graduada para la medición aproximada, vía grabación en video, de la flecha máxima alcanzada por la red bajo el lastre (figura 2), que es una magnitud acotada por UNE EN 1263.1 (3); una medida más precisa de esta variable no resultaba fácil pero tampoco necesaria.

En los soportes metálicos, las bandas se dispusieron en varios puntos (figura 3), con el criterio general de obtener información sobreabundante, ante la eventualidad de perder parte de la misma.

Por otro lado, y dado que los perfiles presentaban doble simetría, los montajes se diseñaron con el fin de facilitar directamente la medida independiente de los esfuerzos de mayor repercusión: ambas flexiones, torsión y axil. A tal fin se plantearon montajes a medio puente en ramas adyacentes para los sensores de flexión (D, C, G, I, J y H, (figura 3), a medio puente en ramas opuestas para el axil (B y F), y a puente completo para la torsión (A y E).



Figura 1. Red vertical de seguridad.

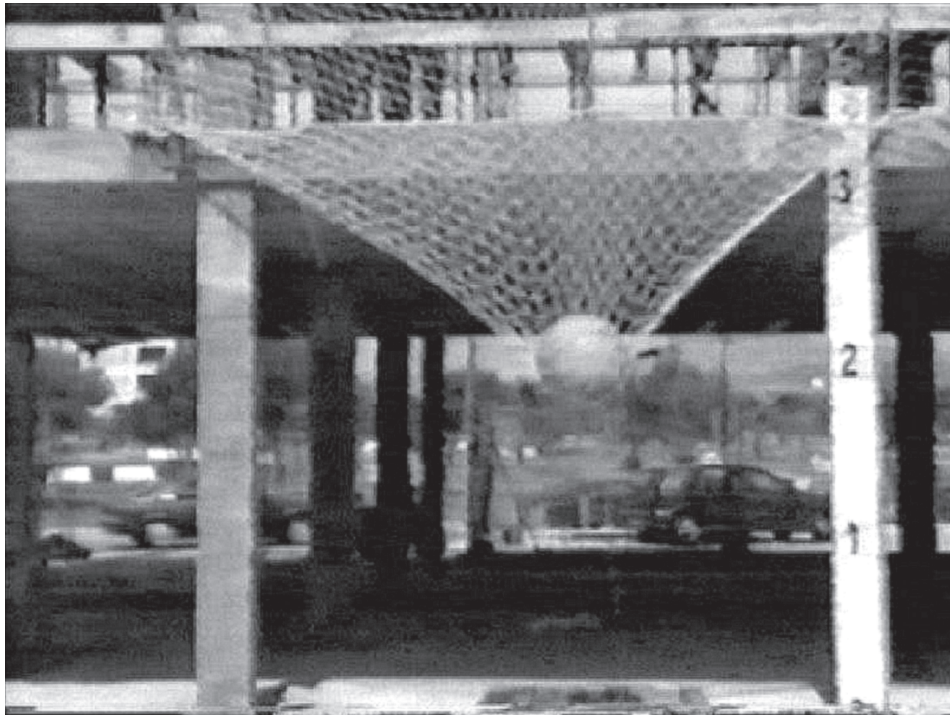


Figura 2. Regla de 3 m para medida de la flecha de la red.

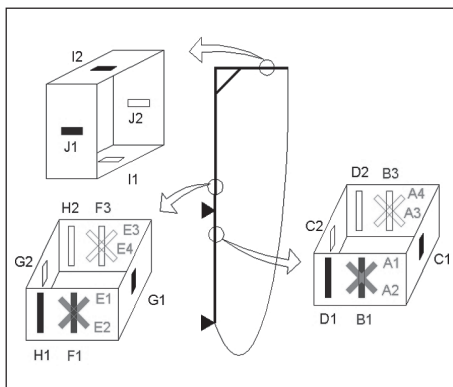


Figura 3. Esquema de situación de las bandas extensométricas.

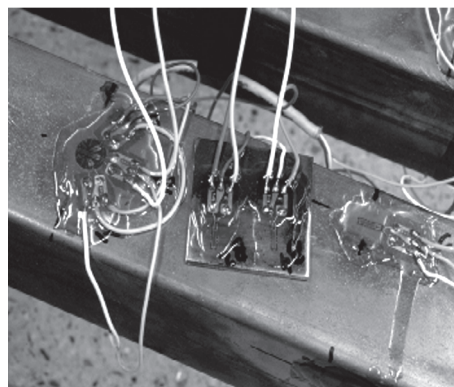


Figura 4. Bandas de relleno para medida de axiles a puente completo.

Todas las conexiones de bandas se hicieron a tres hilos, para evitar las consecuencias de la diferente longitud de cable; la totalidad de las bandas fueron debidamente encapsuladas con barniz sintético, y las conexiones aseguradas mecánicamente y convenientemente protegidas (figuras 4 y 5)

2.2. Ensayos realizados

Se han realizado hasta la fecha tres series de ensayos, las dos primeras con soportes de acero ordinario y perfil tubular rectangular o cuadrado de diversos espesores, y la tercera con soportes de aluminio (aleación para forja Al-0'7 MgSi UNE38-337 (4), con maduración artificial sin temple) y secciones similares varias. En los tres casos se ensayó

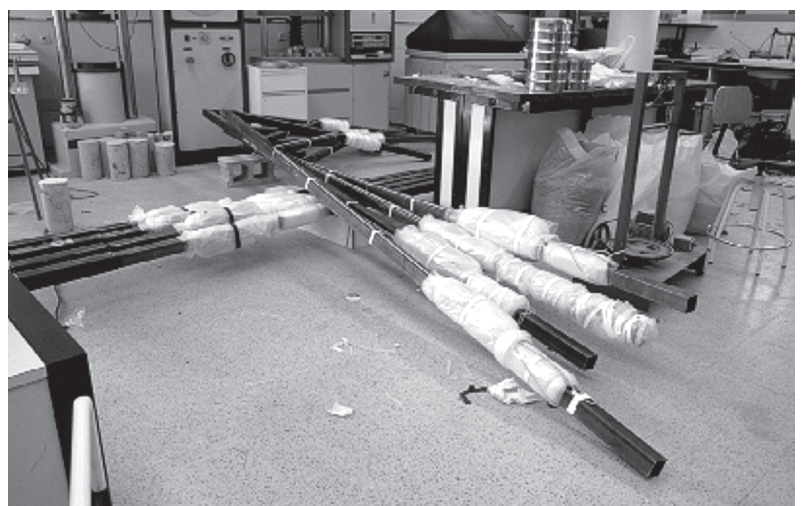


Figura 5. Protección de los soportes instrumentados.

sobre un conjunto de tres paños de red tendidos sobre 4 soportes, para poder realizar lanzamientos sobre los paños con soportes de distinta sección transversal.

Las redes de seguridad utilizadas fueron redes trenzadas con malla de 10x10 cm², y trencilla de poliamida de alta tenacidad, de unos 7 g/m, con resistencias a rotura (red nueva) en torno a 300-400 Kp y alargamiento en rotura del 120%.

Primera serie

En la primera serie, por ser la que mayores incertidumbres presentaba, sólo se instrumentaron dos soportes (S2 y S3) y se realizaron tres lanzamientos (véase tabla 1), de acuerdo con el esquema de la figura 6. El

soporte de sección cuadrada se construyó específicamente para el ensayo; el resto eran soportes de los utilizados habitualmente con sección rectangular.

Los ensayos 63 y 64 se realizaron sin novedad, registrándose para el segundo deformaciones plásticas apreciables.

El ensayo 65 produjo la rotura de ambos soportes S1 y S2 por flexión en el eje de menor inercia de su sección transversal (figura 7), y no se pudo realizar el ensayo 66 desde 6 m de altura.

Segunda serie

Al confirmarse las previsiones del modelo matemático simplificado, los soportes de la

Tabla 1

SERIE	SOPORTES (ver figura)	Nº ENSAYO	PAÑO (ver figura)	ALTURA CAÍDA (m)	RÉGIMEN
SE1 (Soportes de acero)	S1=80x40x2 S2=80x40x2 S3=80x80x4 S4=2x(80x40x2)	63	C	3	Carga dinámica
		64	C	6	Carga dinámica
		65	B	3	Carga dinámica
		66	B	6	Carga dinámica
SE2 (Soportes de acero)	S1=60x60x3 S2=60x60x3 S3=60x60x2 S4=60x60x2	70	A	3	Carga dinámica
		71	A	3	Descarga estática
		72	A	7	Carga dinámica
		73	A	7	Descarga estática
		74	A	7	Carga dinámica
		75	A	7	Descarga estática
		76	B	3	Carga dinámica
		77	B	3	Descarga estática
		78	B	7	Carga dinámica
		79	B	7	Descarga estática
		80	B	7	Carga dinámica
		81	B	7	Descarga estática
		82	C	3	Carga dinámica
		83	C	3	Descarga estática
		84	C	7	Carga dinámica
		85	C	7	Descarga estática
		86	C	7	Carga dinámica
		87	C	7	Descarga estática
SE3 (Soportes de aluminio)	S1=70x70x4 S2=70x70x4 S3=100x100x3 S4=100x100x3	101	A	3	Carga dinámica
		102	A	3	Descarga estática
		103	A	7	Carga dinámica
		104	A	7	Descarga estática
		105	A	7	Carga dinámica
		106	A	7	Descarga estática
		107	B	3	Carga dinámica
		108	B	3	Descarga estática
		109	B	7	Carga dinámica
		110	B	7	Descarga estática
		111	B	7	Carga dinámica
		112	B	7	Descarga estática
		113	C	3	Carga dinámica
		114	C	3	Descarga estática
		115	C	7	Carga dinámica
		116	C	7	Descarga estática
		117	C	7	Carga dinámica
		118	C	7	Descarga estática

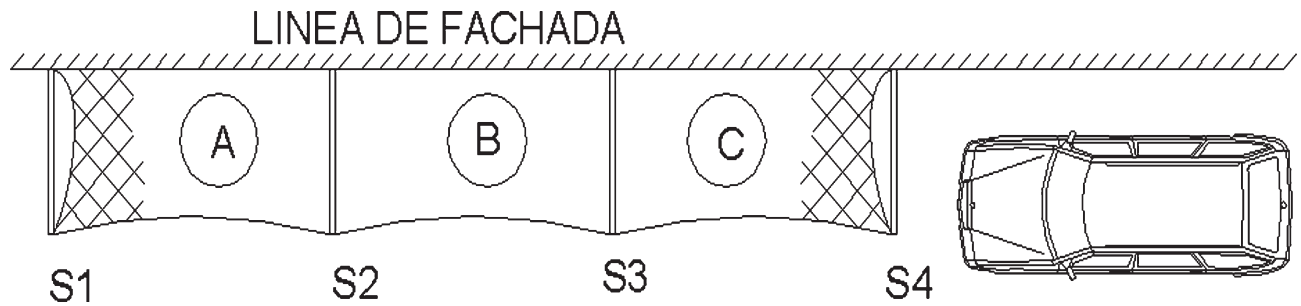


Figura 6. Series de ensayos.

segunda serie se colocaron de sección cuadrada y diversas dimensiones, de acuerdo con la figura 6 y la tabla 1. En este caso se instrumentaron todos ellos, específicamente contruidos para el ensayo, y se programó un conjunto mayor de lanzamientos con lecturas dinámicas para 3 y 7 m, y lecturas estáticas al retirar la masa para cada uno de los anteriores, tal como se indica en la tabla, con el fin de disponer de valores de referencia estáticos, poder obtener coeficientes de impacto reales y verificar la deformación plástica permanente. También se dispuso, bajo la red, la regla graduada de 3 m, para medida de sus flechas.

Los ensayos en el paño entre soportes de 3 mm de espesor (E70 a E75) se realizaron sin mayor novedad que la pérdida de algunos valores máximos por saturación y la aparición de deformaciones plásticas apreciables pero aceptables. Del resto, algunos lanzamientos desde 3 m o lecturas estáticas no se realizaron para abreviar tiempo, y los segundos desde 7 m no pudieron realizarse por roturas y deformaciones excesivas en los soportes de 2 mm de espesor ocurridas en los primeros lanzamientos.

Tercera serie

Como en la segunda serie se obtuvieron mayor cantidad de registros útiles y conclusiones importantes respecto de los soportes cuadrados de acero, en la tercera se decidió investigar el comportamiento de otro material, la citada aleación de aluminio, que presenta las ventajas de su ligereza y resistencia a la corrosión (y el inconveniente de su mayor costo).

Confirmado el mejor comportamiento general de los perfiles cuadrados, se disminuyó el número de puntos instrumentados en los cuatro perfiles, y a cambio se dispusieron 9 eslabones para medir la tracción en el borde inferior de un paño de la red



Figura 7. Rotura de soporte por flexión de eje débil.

(figura 8). Además, se dispuso bajo la red la regla graduada de 3 m para medida de su máxima flecha durante el transitorio (figura 2).

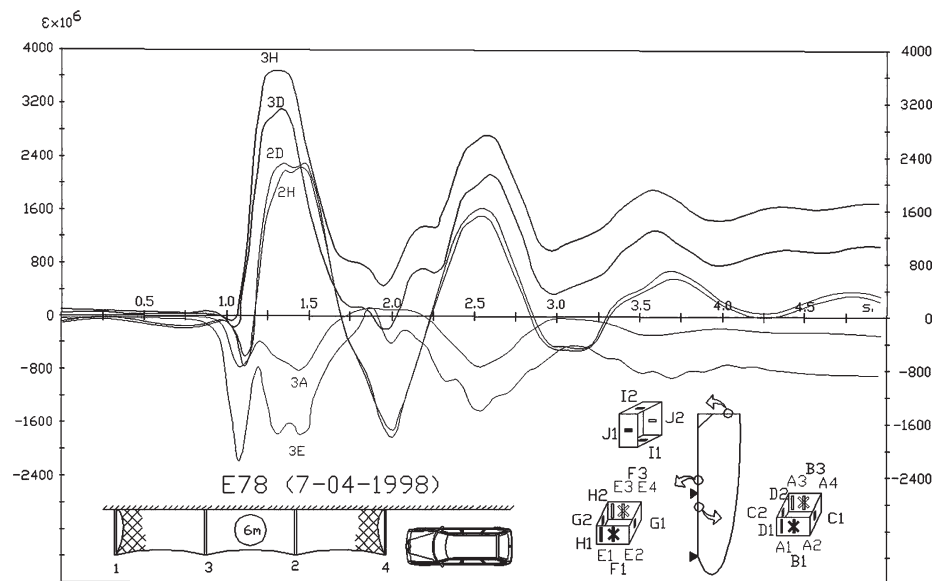
La planificación inicial de ensayos fue idéntica a la de la segunda serie, conforme a la figura 6

Se realizaron con éxito casi todos los ensayos previstos salvo el segundo lanzamiento desde 7 m en el paño central, por rotura de la red en el primero (se produjeron algunos

Figura 8. Eslabones metálicos instrumentados para medida de la reacción inferior en la red.



Figura 9. Algunos resultados de la deformación total medida experimentalmente.



daños exclusivamente materiales al caer el lastre de 100 kg sobre el forjado del sótano), y el segundo de 7 m, sobre el paño A que produjo la rotura frágil del soporte extremo, generando una situación de mayor peligro, afortunadamente sólo para los equipos de medida, al arrancarse violentamente los cables de algunas de sus bandas.

Esta rotura se produjo, sin duda, por la conjunción de la mayor acritud de esta aleación (7% de alargamiento en rotura, frente al 25 para el acero) y la presencia del taladro para la sujeción vertical mediante pasador en el apoyo inferior, con evidente efecto de entalla en el punto más solicitado.

De estas tres series de ensayos se obtuvieron gran cantidad de registros (algunos de ellos inútiles como se preveía). En la figura 9 se presentan algunos de ellos.

Las medidas realizadas sobre los eslabones intercalados entre el borde inferior de la red y el forjado indican una distribución aproximadamente lineal de la tracción en dicho borde, distinta de la esperada, que presentaría valores máximos bastante más concentrados en la zona de contacto lastre-red. Ello puede ser debido a flexión en los eslabones como consecuencia de acodamientos (la instrumentación en ellos se dispuso a un cuarto de puente, para mayor sencillez, con lo cual el montaje no es transparente a la flexión). Estos resultados quedaron, pues, pendientes de confirmación.

Por otra parte, la regla de 3 m permitió el registro de varios lanzamientos y la obtención de datos útiles de flecha máxima, aunque no para todos los ensayos programa-

dos, al producirse su rotura por impacto del lastre con cabeceo hacia el interior de la estructura en uno de ellos.

2.3. Conclusiones de los ensayos

Estas tres series de ensayos permitieron obtener varias conclusiones útiles:

1.- Se confirmaron rotundamente varias de las conclusiones iniciales sobre diseño conjeturadas a partir del modelo matemático simple. En particular:

+ Lo inadecuados que resultan los perfiles de sección transversal con momentos principales de inercia apreciablemente distintos (se confirmó que los estreptos fallos observados en soportes rectangulares de la primera serie no se repitieron en los soportes de sección cuadrada, independientemente de su tamaño).

+ La conveniencia de un diseño elastoplástico, que conduce a una mayor economía de soportes, sin merma de la seguridad.

+ Fue posible determinar «factores de impacto» por comparación entre esfuerzos estáticos (a partir de las deformaciones elásticas medidas en los ensayos estáticos de descarga) y esfuerzos máximos en el fenómeno transitorio. Resultaron del orden de 8-10 unidades cuando los máximos se alcanzan en régimen elástico, y del orden de 3-4 cuando se alcanzan en régimen elastoplástico.

+ Se confirmó la importancia relativa de los distintos esfuerzos generados en los soportes y su protagonismo en el agotamiento.

2.- Se obtuvo información adicional. En particular:

+ El resultado observado de que si no se toman precauciones específicas, en los perfiles de 2 mm de espesor se produce el fallo por abolladura en régimen elastoplástico, generada por la acción local del apoyo superior, no alcanzándose todas las capacidades elastoplásticas de la sección completa como «rótula plástica». Ello conduce a una pérdida de eficacia en la absorción de energía.

+ Los abundantes registros de deformaciones en régimen elastoplástico durante el fenómeno transitorio, que permitieron ajustar el modelo numérico posteriormente.

+ Los registros de máxima flecha de la red, que también permitieron ajustar el modelo numérico.

+ La menor idoneidad de las aleaciones de aluminio, ya que si bien la utilizada resistió adecuadamente y con deformaciones plásticas razonables hasta el primer impacto reglamentario desde 7 m, queda de momento en entredicho al no resistir el segundo impacto desde 7 m. Posiblemente sería utilizable evitando el taladro para sujeción, pero en cualquier caso su menor ductilidad supone una peligrosa desventaja frente al acero.

3. MODELO NUMÉRICO

En la tesis doctoral realizada por uno de los autores (5) se encuentra una descripción detallada de un modelo numérico de los ensayos experimentales, que puede servir de base para establecer los criterios de diseño de estos sistemas anticaidá, ya que hasta ahora dichos criterios están basados en los citados ensayos (3).

3.1. Elaboración

3.1.1. Características

- Como se trata de un impacto, hay que analizar un fenómeno dinámico transitorio. El régimen permanente vendría dado por un cálculo estático, pero ocurre que dicho régimen permanente se alcanzaría con deformación plástica de los soportes, que no se conoce hasta haber analizado el transitorio y, además, durante el transitorio se generan los mayores esfuerzos, que son los que interesa conocer.

- Se generan grandes movimientos y giros en la estructura, tanto en los soportes como

en la red; además en la red se llega a las grandes deformaciones.

- La prácticamente nula rigidez inicial transversal de la red, que va aumentando conforme se tensa, al menos en parte de ella.

- El desconocimiento de los puntos de contacto entre el cuerpo que cae y la red, puntos que van cambiando a lo largo del fenómeno y cuya identificación real afecta decisivamente a los esfuerzos generados.

- El comportamiento elastoplástico de los soportes metálicos, fácil de modelar en el acero como bilineal.

- El comportamiento elastoplástico de la red, mucho más complejo, que también tiene una importancia decisiva en relación con su capacidad de absorción de energía, una variable clave de este problema, y que repercute directamente en los soportes y en los esfuerzos sobre el accidentado.

Salvo el primero, los restantes puntos contribuyen a la no linealidad de las ecuaciones, forzando a un tratamiento numérico.

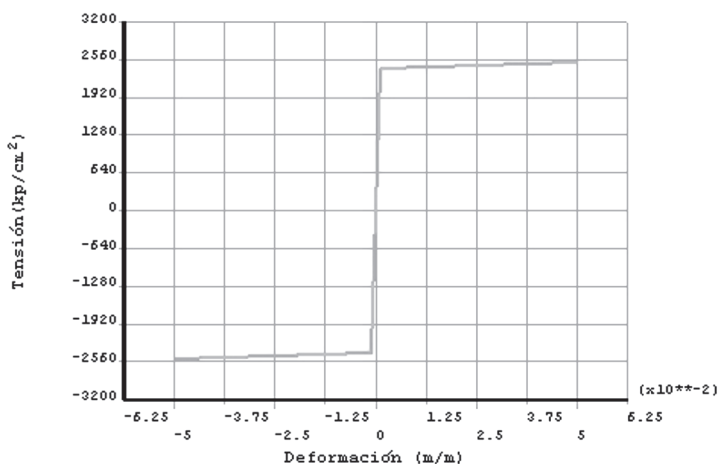
3.1.2. Modelización de los materiales

a) Acero

Los ensayos experimentales modelizados emplearon acero A37 (6) empleándose un modelo numérico elastoplástico bilineal (figura 10) ya que las deformaciones plásticas durante el proceso no llegan a las necesarias para alcanzar la rama de endurecimiento.

El segundo tramo de la curva tensión deformación debería ser horizontal pero esto trae consigo una convergencia muy lenta, por lo que se ha tomado como pendiente para este segundo tramo la milésima parte del módulo elástico; se ha observado que si se rebaja

Figura 10. Curva tensión-deformación del acero.



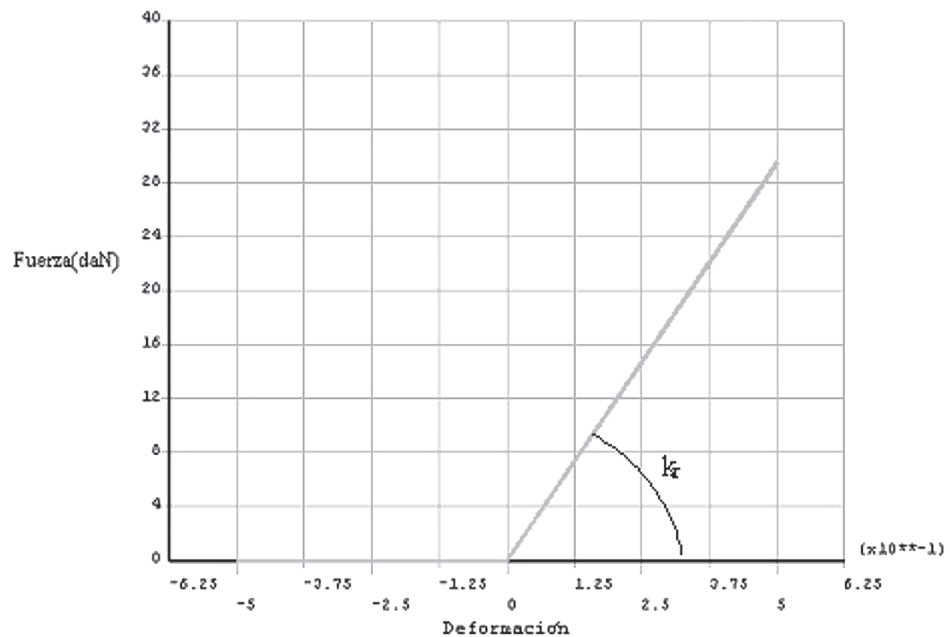


Figura 11. Ley de comportamiento de la red.

más este valor son irrelevantes las diferencias observadas, pero el tiempo necesario para alcanzar la convergencia aumenta.

b) Red. Parámetros y variables para la calibración

Asumida la necesidad de un modelo simplificado del comportamiento de la red, debe buscarse un equilibrio entre la asequibilidad y la capacidad de representación. Manteniendo la opción de representar la red mediante elementos lineales (sin resistencia a compresión) articulados en sus extremos (o sea, sin características de flexión), la ley de comportamiento simplificada debe ser capaz de recoger, de forma "equivalente", la capacidad de absorción de energía de los nudos. Dicha equivalencia será ajustada con los resultados experimentales disponibles.

Se modeló una red de características equivalentes a la descrita en 2.2, si bien, para disminuir el tamaño del modelo, se generó con una malla de $20 \times 20 \text{ cm}^2$. El modelo propuesto para las trencillas es una ley de comportamiento elástico lineal sin resistencia a la compresión y con amortiguamiento estructural (figura 11)

Los parámetros del comportamiento de la red que es necesario ajustar para que la red se comporte de forma equivalente a la observada realmente se llamarán en lo que sigue *parámetros de calibración* y son:

- k_1 : Pendiente de la recta que representa un comportamiento proporcional de la red a tracción (en la figura 11 se le ha dado el valor que calibrará el modelo, como veremos: 61 daN)

- β : Multiplicador de la matriz de rigidez con el que se obtiene la matriz de amortiguamiento (amortiguamiento estructural).

Esta ley de comportamiento bilineal para la red se aleja de la real (figura 12) debida a Paureau (7) principalmente por dos motivos:

- 1) El apriete de los nudos, cuyo efecto sobre la absorción de energía en nuestro modelo viene recogido por el amortiguamiento estructural (β) y cuyo efecto sobre la mayor deformabilidad aparente se recoge en el valor ficticio de k_2 .
- 2) Las grandes deformaciones que aparecen en la red, que provocan que la relación entre tensión y deformación (Δ longitud / longitud inicial) cuando la red trabaja a tracción no sea una línea recta.

Objeción ésta salvada por el hecho de que el modelo numérico calibrado se comporta de forma equivalente a la observada realmente y permite el poder utilizar una curva bilineal, al menos por cuanto se refiere a los valores máximos de esfuerzos en soportes y descenso del lastre.

Es decir, vamos a obtener unos valores de los dos parámetros de calibración con los que en nuestro modelo se obtendrán resultados similares a los que se midieron en los ensayos experimentales.

A continuación definiremos el concepto de *variable de ajuste* como aquel resultado escogido en el modelo numérico que es similar al que se obtenía en el ensayo experimental con una diferencia aceptable.

Las variables de ajuste que se consideran son:

- h : Flecha máxima experimentada por el lastre (h_{MOD} y h_{EXP} , modelo numérico y ensayo experimental, respectivamente).

- ϵ_s : Deformación máxima medida en un canal de los ensayos experimentales, en concreto el de flexión de eje perpendicular a la fachada sobre el apoyo intermedio de uno de los soportes del paño donde cae el lastre; se ha tomado esta deformación máxima porque corresponde a la zona de máximos esfuerzos y está afectada por la rótula plástica ($\epsilon_{s,MOD}$ y $\epsilon_{s,EXP}$, modelo numérico y ensayo experimental, respectivamente).

En la referencia (5) se justifica la posibilidad de calibración con los parámetros y variables de ajuste empleados.

3.1.3. Hipótesis

Las hipótesis adoptadas en la elaboración del modelo numérico son:

- Pequeñas deformaciones en los soportes de acero, aunque puedan experimentar grandes movimientos y giros.
- Las leyes de comportamiento de los materiales descritas en 3.1.2. describen su comportamiento de forma equivalente.
- El acero presenta homogeneidad, continuidad e isotropía.
- Hipótesis de Navier.
- Efecto despreciable de la tensión cortante en la plastificación.
- Rótula plástica sin abolladura.
- Torsión uniforme en los soportes de acero.
- Posibilidad de representar la red como una retícula equivalente de 20 x 20 cm (en los ensayos fue 10 x 10 cm).

Pueden asumirse estas hipótesis por el hecho de que el modelo calibrado se comporta de forma equivalente a los ensayos experimentales. Además, en la referencia (5) se justifica de manera más rigurosa.

3.1.4. Herramienta de análisis

Se ha optado por desarrollar el modelo numérico sobre el paquete de Elementos Finitos ANSYS, versión 7.1. (2003), de probada eficiencia y que resolvía todos los apartados del modelado (análisis temporal transitorio; comportamiento elastoplástico del acero bilineal, con módulo tangente igual a la milésima parte del módulo elástico inicial; comportamiento de la red, que incluye la rigidización por tensión y no resistir a compresión; desarrollo de grandes movimientos y giros; contacto variable entre lastre y red).

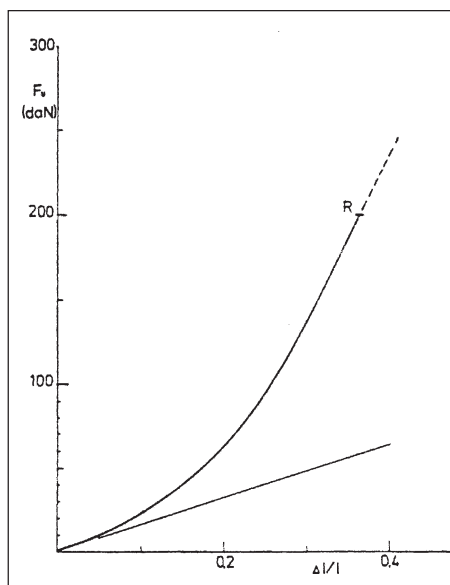
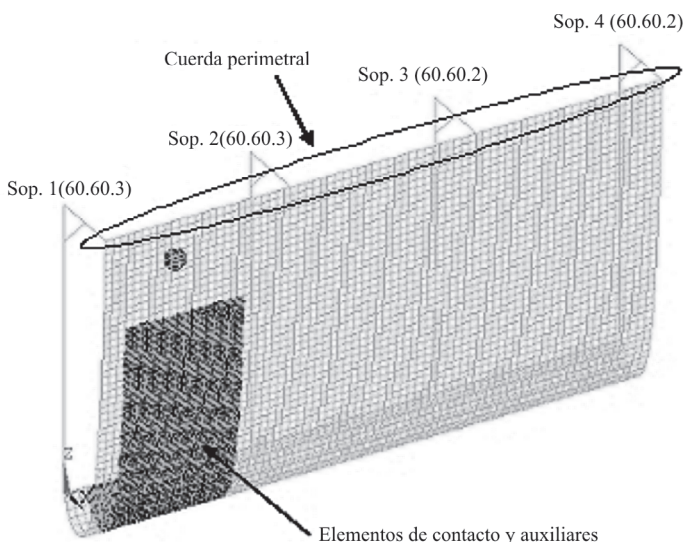


Figura 12. Ley de comportamiento medio utilizada por Paureau en sus análisis mecánicos.

3.1.5. Geometría inicial de la red

Para que haya convergencia en los cálculos, incluso bajo peso propio, se debe partir de una geometría de la red que se parezca a la que tiene bajo peso propio; esto se debe a la utilización de ANSYS (planteamiento tangente de Newton-Raphson) ya que hay otras herramientas informáticas que buscan la posición de equilibrio inicial desde cualquier otra (8). Es sabido que una cuerda apoyada en dos puntos adquiere, bajo peso propio, la forma de una catenaria; ésta fue la forma que se dio inicialmente a las cuerdas que van verticalmente desde el apoyo inferior hasta el apoyo superior que constituye la cuerda perimetral; la geometría inicial de la red (figura 13) se tomó como una superficie cilíndrica cuya curva directriz es esta catenaria. El efecto de cuelgue de la cuerda perimetral y la propia red bajo sus pesos se deja para que sea generado por el programa.

Figura 13. Geometría inicial del modelo y elementos de contacto.



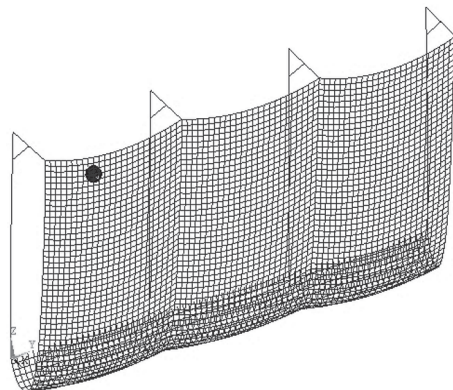


Figura 14. Geometría deformada bajo peso propio.

3.1.6. Puesta en carga bajo peso propio

El modelo numérico con la geometría inicial de la red descrita en el apartado 3.1.5. no converge ni bajo peso propio, debido a que la red es un mecanismo; así, para que el análisis converja, podemos introducir unas fuerzas en nudos que representen, aunque sólo sea de forma aproximada, el efecto del peso propio, habiendo suprimido previamente el peso propio del modelo; una vez convergido el análisis, y de forma progresiva, suprimimos este pretensado e introducimos el peso propio. Se procedió así con resultado satisfactorio.

La figura 14 representa la geometría deformada bajo peso propio, con los movimientos a la misma escala que las dimensiones geométricas.

3.1.7. Contacto

Se ha definido el contacto entre el lastre y la red como un contacto variable entre dos superficies, una rígida (lastre) y la otra deformable (red). Debido a que la red es mucho más deformable que el lastre, se ha podido considerar al lastre como rígido.

Como ocurre que la herramienta informática utilizada no permite definir los elementos de contacto directamente sobre los elementos lineales de la red sino que deben definirse sobre elementos superficiales, se han utilizado unos elementos superficiales auxiliares de masa y rigidez despreciables que sólo transmiten esfuerzos de membrana de tracción y que tienen por nudos los de la red.

La rigidez del contacto se actualiza en cada instante analizado y cada punto de contacto a partir de la tensión media del elemento involucrado en ese punto, de manera que la rigidez no es tan pequeña que provoque sobrepenetración, ni tan grande que cause divergencias en el análisis. En la figura 13 puede verse cómo quedan en el modelo estos elementos de contacto y auxiliares.

3.2. Calibración

3.2.1. Ajuste de los parámetros

Se definieron las diferencias o errores siguientes:

$$e_r(k_r, \beta) = \frac{h_{MOD}(k_r, \beta) - h_{EXP}}{h_{EXP}}$$

$$e_s(k_r, \beta) = \frac{\varepsilon_{S,MOD}(k_r, \beta) - \varepsilon_{S,EXP}}{\varepsilon_{S,EXP}}$$

Se realizaron varios análisis en el modelo numérico variando el valor de los parámetros k_r y β ; teniendo en cuenta los resultados de los ensayos experimentales, se realizó un ajuste por el método de los mínimos cuadrados de las funciones de error e_r y e_s .

El valor de los parámetros de ajuste que calibran el modelo se encontró resolviendo el sistema de ecuaciones (figura 15):

$$\begin{cases} e_r(k_r, \beta) = 0 \\ e_s(k_r, \beta) = 0 \end{cases}$$

obteniéndose:

$$\begin{aligned} k_r &= 61 \text{ daN} \\ \beta &= 0,34 \end{aligned}$$

3.2.2. Comparación con los resultados experimentales

Si se introducen estos valores de los parámetros de ajuste al modelo numérico, se obtienen los siguientes errores:

$$e_r = 0\% \text{ (con precisión de mm para h)}$$

$$e_s = -0,61\%$$

En cuanto a la evolución con el tiempo, se muestran a continuación $\varepsilon_s(t)$ (figura 16) y otra deformación significativa del ensayo, la debida a la flexión de eje vertical y paralelo a la fachada en el voladizo del mismo soporte en el que se ha medido $\varepsilon_s(\varepsilon'_s(t))$, figura 17).

Con los mismos parámetros de ajuste obtenidos, se tuvieron diferencias inferiores al 1% para otros canales de deformación distintos del utilizado para calibrar. Por todo ello, se dio por calibrado el modelo numérico.

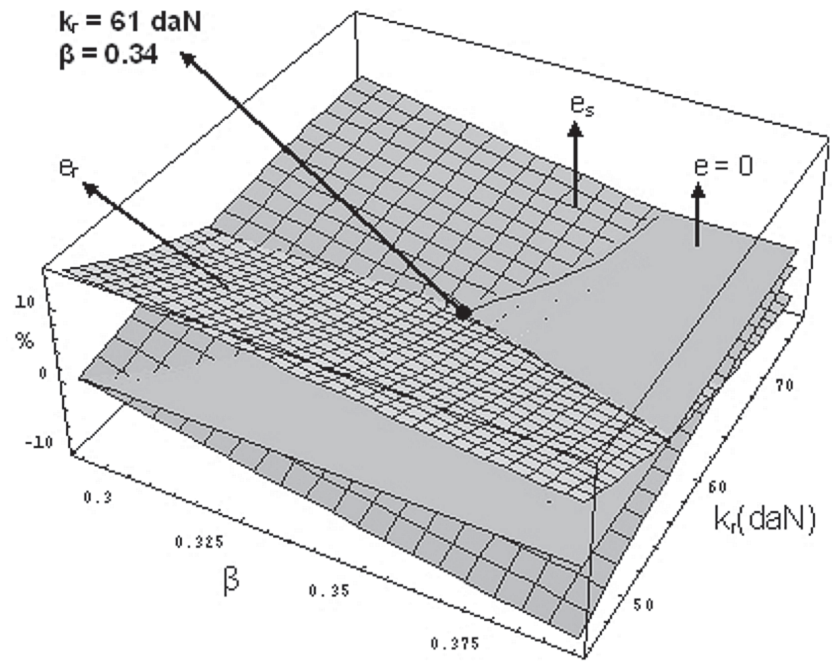


Figura 15. Ajuste de los parámetros.

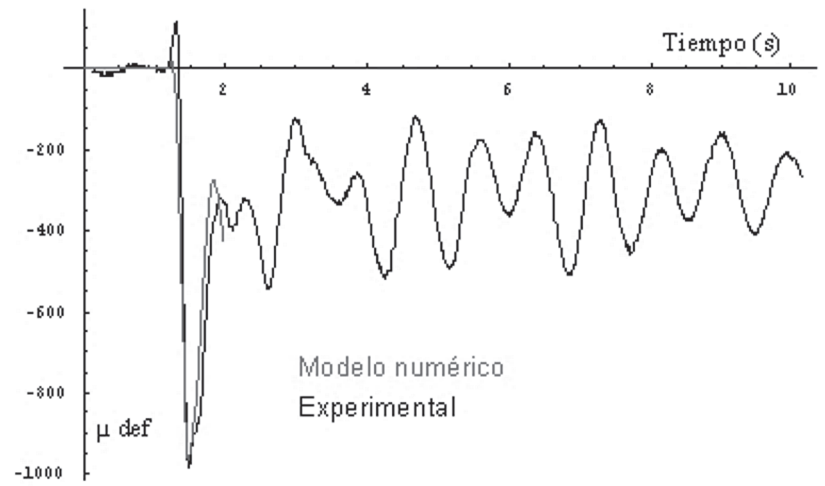


Figura 16. $\epsilon_s(t)$.

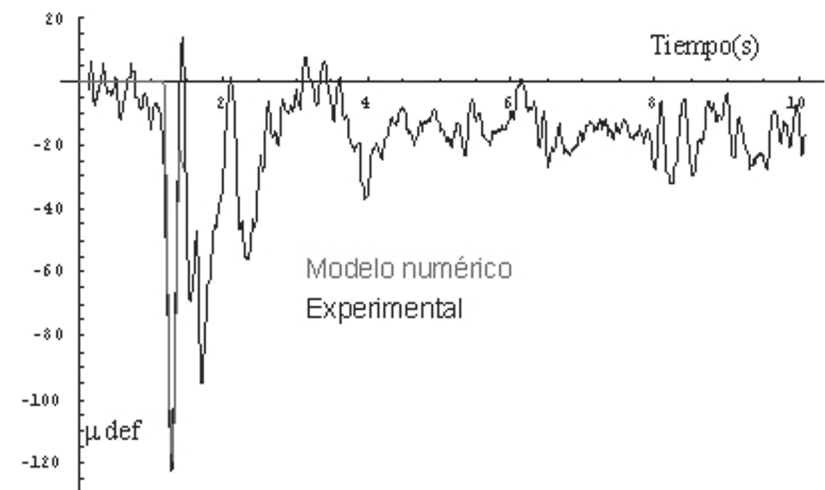


Figura 17. $\epsilon'_s(t)$.

3.3. Resultados de mayor interés

De la multitud de resultados que pueden extraerse del modelo numérico destacan, por su interés tecnológico, los siguientes:

3.3.1. Determinación de la rigidez equivalente de la red para el modelo matemático simplificado. Expresión del factor de impacto para la fuerza vertical de contacto lastre-red

En la primera parte de este artículo (2) se describió un modelo matemático simplificado de un grado de libertad para simular este fenómeno; en él se proponía la siguiente expresión del factor de impacto:

$$\gamma = 1 + \sqrt{1 + \frac{2kH}{p}}$$

donde:

γ : factor de impacto
 k : rigidez del sistema de recogida
 H : altura de caída del lastre
 p : peso del lastre

Esta expresión puede ser modificada utilizando las conclusiones de Feodosiev (9), haciendo intervenir la masa movilizada de soportes y red cuando ésta no es despreciable frente a la del lastre:

$$\gamma = 1 + \sqrt{1 + \frac{2kH}{p \left(1 + \frac{\alpha m_1}{m} \right)}} \quad [1]$$

donde:

m_1 : masa del sistema de recogida del lastre (soportes más red)
 m : masa del lastre
 α : porción de la masa m_1 movilizada

$$\alpha = \frac{\sum m_i y_i^2}{m_1 y_L^2}$$

donde:

El sumatorio se extiende a toda la masa, discretizada, de soportes y red.
 m_i : masa de cada punto discretizado de soportes y red.
 y_i : movimiento de cada punto discretizado de soportes y red en un análisis estático con el lastre.

y_L : movimiento del lastre en un análisis estático con el lastre.

En la referencia (5) se comprobó que, para este sistema anticáida, α ronda el 5%.

Al haberse observado que la fuerza vertical máxima de contacto lastre-red se da cuando todavía no han comenzado los soportes a plastificar (5) puede pensarse que la citada expresión del factor de impacto constituye más que una aproximación cualitativa, ya que en su deducción se supone que no hay presentes no linealidades.

El parámetro que nos falta evaluar es la rigidez k del sistema, función de la rigidez de los soportes y de la de la red (2).

$$k = \frac{4k_r k_s}{k_r + k_s}$$

donde:

k_s : rigidez de los soportes, evaluada como:

$$k_s = \frac{3EI}{b^2(b + a_1 + 3a_2)}$$

b, a_1, a_2 son parámetros definidos en (2)

k_r : rigidez de la red, totalmente desconocida hasta ahora y que se evaluaba como $1/4$ de k_s (2)

Manteniendo ahora la citada expresión de la rigidez de los soportes, como en la simulación numérica obtenemos un factor de impacto de 6,98 (para la fuerza vertical del contacto lastre-red), podemos aplicar la ecuación [1] tomando como incógnita k_r y despejarla, obteniendo $k_r = 799,95$ N/m, que equivale a $k_s / 5,22$ (soportes 60.60.3; en nuestro caso $H = 7$ m; $\alpha = 0,04823$; $p = 980$ N; $m = 100$ kg; m_1 = masa de soportes y red).

Para comprobar que este valor de rigidez de la red es bastante independiente de los soportes empleados, se han realizado otras simulaciones numéricas empleando otros soportes, observándose que la diferencia entre el valor del factor de impacto obtenido con ayuda del modelo numérico y el obtenido con la expresión [1] es siempre inferior al 2,5%, deduciéndose la bondad de tal expresión para el factor de impacto incluso cuantitativamente.

Además, se deduce que los factores de impacto estimados en (2) están sobreestimados debido a que se consideró una rigidez excesiva en la red (la cuarta parte de la de los soportes).

Al poder emplear la expresión [1], se deduce también una estimación de la cota superior del factor de impacto para cualesquiera de los soportes empleados:

en nuestro caso.

$$\gamma_{\max} = \lim_{k_s \rightarrow \infty} \gamma = 1 + \sqrt{1 + \frac{8k_r H}{p}} = 7,85$$

Hay que hacer notar que la expresión [1], con el valor de rigidez en la red propuesto, predice el valor del factor de impacto con buena precisión (error menor del 2,5%) para una altura de caída del lastre de 7 m, pero si la altura de caída pasa a ser de 3 m (figura 13 con caída del lastre de 3 m), entonces el error es mayor (22% por exceso), debido a que, para esa menor altura, la rigidez que presenta la red es menor, al ser menor el efecto de la rigidización tensional en la misma (menores esfuerzos). Así, la rigidez de la red k_r depende de la altura de caída del lastre H , pudiéndose aproximar, con los datos disponibles, a la expresión:

$$k_r (N / m) = 147.25 + 93.25 H (m)$$

3.3.2. Reparto de energías entre soportes y red

La figura 18 (altura de caída del lastre: 7 m) representa en un mismo gráfico frente al tiempo.

- La disminución de energía potencial del lastre (Lastre).

- Suma del trabajo necesario para producir la deformación en la red y de la energía que se pierde por amortiguamiento en la red (Red).

- Suma del trabajo necesario para producir la deformación (elástica más plástica) de los soportes y de la energía perdida por amortiguamiento en los soportes (Soportes).

Estas tres variables son las más significativas, el resto (disminución de energía potencial y aumento de energía cinética en red y soportes) son de mucho menor valor e interés.

Se observa que la mayor parte de la energía aportada por el lastre (unos 8 KJ) es absorbida por la red y, en mucha menor proporción, por los soportes (proporción de 7 a 1, aproximadamente).

Este resultado implica que en la investigación de los materiales con los que está hecha la red debe ocupar un papel importante la capacidad de absorción de energía, ya que los soportes absorberán mucha menos.

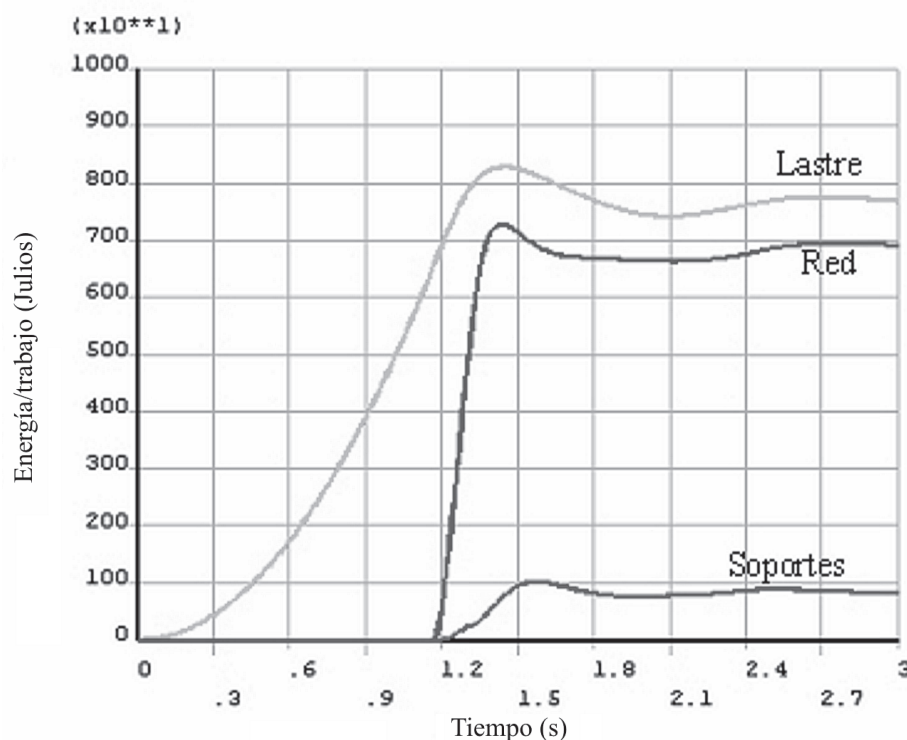


Figura 18. Energías/trabajos más significativos.

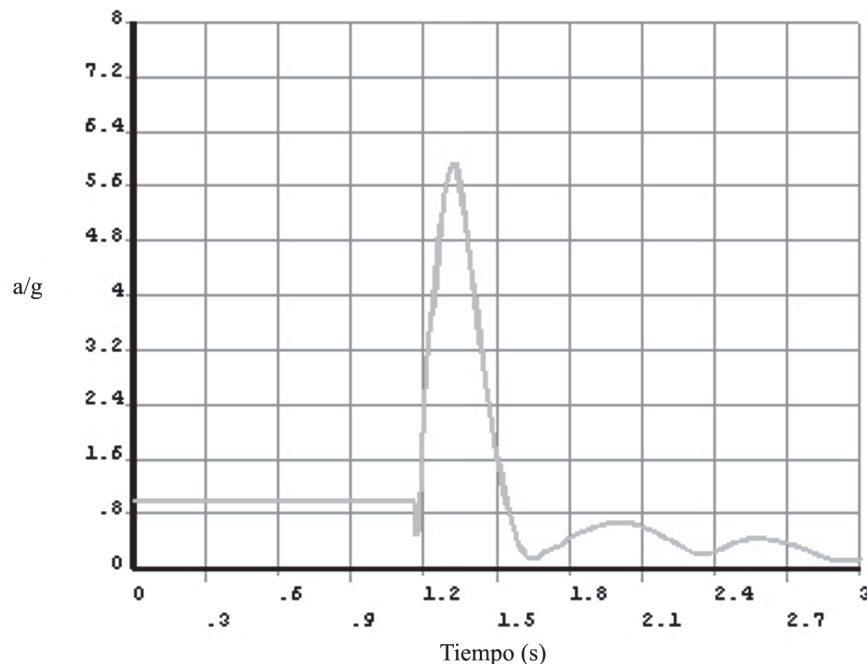


Figura 19. Aceleración total/g en función del tiempo.

3.3.3. Aceleración del lastre

Es también interesante conocer la aceleración del lastre, para ver si sobrepasa a la máxima resistible por el cuerpo humano (figura 19).

Se observa que la aceleración máxima (6 g aprox., para una altura de caída del lastre de 7 m) es totalmente resistible por el cuerpo humano (según la recomendación nº 305 sobre trabajo y seguridad de Francia (10) la aceleración máxima resistible por el cuerpo humano es 17g)

Hay que notar que la aceleración representada es la total, suma vectorial de las aceleraciones componentes según los ejes X, Y y Z (figura 13).

3.4. Conclusiones y futuras líneas de investigación

Actualmente los criterios empleados para el diseño de los sistemas anticaída utilizados en la construcción de edificios en España y sometidos a impacto se basan en ensayos experimentales realizados sobre estos sistemas.

En la norma (3) se establece que un sistema anticaída formado por redes verticales de seguridad tipo V es apto si, al realizar unos determinados ensayos experimentales que básicamente consisten en soltar un lastre de 100 kg sobre las redes desde una altura de 7 metros, no se observa rotura de soportes ni de red, aunque puedan experimentar una considerable deformación plástica.

La conclusión principal de este estudio es que se ha podido obtener un modelo numérico calibrado en el que basar los criterios de diseño de estos sistemas anticaída.

Como es práctica común en otros dispositivos, el análisis mediante un modelo de este tipo podría constituir una alternativa al ensayo exigido por dicha norma para la aceptación del sistema. Queda pendiente de confirmar, no obstante, la validez o precisión del modelo, con estos parámetros ajustados, para otros sistemas de sujeción de la red. Al utilizar este modelo como herramienta de diseño se abaratarían los costes necesarios para verificar la aptitud de dichos sistemas. Otras conclusiones se extraen al manipular los resultados del modelo numérico, de entre las que se pueden extraer estas tres interesantes conclusiones:

- Se ha encontrado el valor de la rigidez equivalente de la red en un modelo matemático simplificado (2) con el que poder utilizar una expresión muy simplificada, pero con resultados verosímiles, del factor de impacto para la fuerza vertical de contacto lastre-red. Hasta ahora se desconocía totalmente esta rigidez equivalente de la red. Es una aportación original de gran interés el poder usar de forma simplísima la fórmula del factor de impacto para valoraciones rápidas frente al modelo numérico, siempre que utilizemos la misma red.

- Se ha observado un reparto desigual de la energía proporcionada por el lastre: la mayor parte de la energía es absorbida por la

red y, en mucha menor proporción, por los soportes (proporción de 7 a 1, aproximadamente). Ello viene a confirmar y cuantificar la intuición previa de que la red es la estrella en dispositivos de retención que deben absorber una cierta energía, pero "con suavidad". Su valoración era también desconocida hasta este modelo.

- Se ha obtenido la variación con el tiempo de la aceleración del lastre, que nos da idea de la que el cuerpo de un accidentado tendría que soportar (6g); resistible por el cuerpo humano (10).

Además, se han abierto varias líneas de investigación:

- 1ª) Elaborar, con criterios similares, modelos calibrados de otros sistemas anticaída que utilicen un elemento flexible (red) que se apoye en el forjado y en otro elemento más rígido (soportes), ya que se intuye que el proceso de calibración será semejante al de este artículo. En la elaboración de estos modelos calibrados, un aspecto interesante a investigar es si los parámetros de ajuste del modelo sólo dependen de la red, lo cual requerirá también de confirmación experimental futura.

- 2ª) Dado que el valor del amortiguamiento estructural de la red está sobreestimado, al tener que recoger la energía disipada debida al apriete de los nudos y esto sólo tiene lugar durante los primeros instantes del impacto, puede decirse que el modelo es válido hasta que se alcanzan los máximos de flecha en la red y deformaciones en los soportes; queda, pues, también pendiente rea-

lizar un modelo en el que el amortiguamiento estructural disminuya a partir del instante de máxima deformación en la red, por lo que aparecería, al menos, un nuevo parámetro de ajuste (pendiente con que disminuye el amortiguamiento con el tiempo, caso de considerar variación lineal); además, habría que considerar descarga plástica en la red al haber prolongado el intervalo de tiempo modelizado (realmente las trencillas de la red, una vez que alcanzan su máxima tensión y se descargan, no lo harán de forma elástica como ocurre en el modelo desarrollado) por lo que aparecerían nuevos parámetros de ajuste. El nuevo modelo tendría que tener más variables de ajuste; habría que investigar cuáles son las que aseguran la calibración del modelo.

Este nuevo modelo permitiría valorar y acotar los impactos secundarios potenciales bajo el forjado (confirmado experimentalmente en algunas ocasiones), cuya magnitud actualmente se desconoce y se asume simplemente como un mal menor frente a la eventual caída hasta el suelo.

- 3ª) Como ocurre que en algún caso de estos sistemas anticaída puede aparecer el fenómeno de la abolladura, sería interesante realizar un modelo en el que los soportes fuesen modelados mediante elementos laminares; esta línea de investigación estaría subordinada al desarrollo del hardware y software, ya que un modelo de estas características requeriría mayor rapidez de cálculo y mayor capacidad de cálculo que las empleadas para realizar el modelo del presente artículo, con un coste y tiempo razonables

BIBLIOGRAFÍA

- (1) Saiz, J.; Irlés, R.; Arcenegui, G.A.; Naharro, M.: "Las Redes de Seguridad en la Construcción". Universidad de Alicante - D. G. T. (Generalitat Valenciana), Alicante (España), 1997.
- (2) Irlés, R., González, A., Segovia, E., Maciá, A.: "Las redes verticales de seguridad en la construcción de edificios. I». *Informes de la construcción*. Vol. 53, nº 477 (2002), pp. 21- 29.
- (3) AENOR-CEN. UNE-EN 1263: "Redes de seguridad. Parte 1: Requisitos de seguridad, métodos de ensayo». *Asociación Española de normalización (AENOR)* (España), 1997.
- (4) UNE 38-337-82.: "Aluminio y aleaciones de aluminio para forja» (*AENOR*) (España), 1982
- (5) Segovia, E.: "Criterios para el diseño de los sistemas anticaída utilizados en construcción y sometidos a impacto». Universidad Politécnica de Valencia, tesis *doctoral*, Valencia (España), 2004.
- (6) NBE-EA 95.: "Estructuras de acero en la edificación». RD 1829/1995 (BOE 18 de enero de 1996).
- (7) Paureau, J.: "Filets carrés de sécurité en grandes nappes en polyamide 6. Performances. Règles de pose». *Institut National de Recherche et Sécurité*, Vandoeuvre-les-Nancy (Francia), 1987.
- (8) Hassan, A.: "Análisis no lineal de cubiertas textiles». Universidad Politécnica de Valencia, tesis *doctoral*, Valencia (España), 2002.
- (9) Feodosiev, V.I.: "Resistencia de Materiales», *MIR*, U.R.S.S.,1980.
- (10) Recommandation R305.: "Comité Technique National des Industries du Bâtiment et des Travaux Publics». *Travail et Sécurité*, nº 6, Francia,1988.
